

論文

気水噴霧緩冷却による連铸鑄片表面縦割れの改善

河野 拓夫*・島 孝次*・桑原 達朗*

山本 利樹*・和気 誠*・常岡 聡*

Improvement of Longitudinal Surface Cracks in CC Slabs by Air-water Mist Cooling Method

Takuo KŌNO, Takatsugu SHIMA, Tatsuro KUWABARA

Toshiki YAMAMOTO, Makoto WAKE, and Akira TSUNEOKA

Synopsis :

In order to prevent longitudinal surface cracks, a new type of air atomizing nozzle has been developed and applied to continuous casting machines as a secondary cooling system.

1) Air atomizing nozzle is superior to conventional spray nozzle in uniformity of slab surface temperature, in performance reliability and in wider applicability of cooling density.

2) Longitudinal surface cracks are remarkably reduced by this mist cooling method.

1. 緒 言

連铸々片表面の縦割れは、モールド内メニスカス近傍における凝固の不均一によりその核が発生し、二次冷却帯において、いわゆるⅡ、Ⅲ領域の脆化域に入るような冷却や、不均一な冷却により拡大することが報告されている^{1)~3)}。

したがって、縦割れを防止するためには、モールド内での「発生対策」と、二次冷却帯での「拡大対策」が重要である。

前者としては、メニスカス近傍での伝熱の不均一が少なく、しかも、鑄片に加わる応力、歪みを小さくするようなパウダーや⁴⁾ モールド冷却条件を検討することが重要である。

一方、後者としては、まず不均一冷却による局部的な熱応力の発生を防ぐ必要がある。さらに、鋼の脆化温度域を回避するために、二次冷却帯の注水比 ($l/kg\text{-steel}$) を下げ、しかも均一に冷却することが重要である。

気水噴霧冷却が鋼材の均一冷却手段として優れているということは、古くから知られており、種々の試みがなされてきた⁵⁾。しかし、連铸の二次冷却への適用は、主としてノズル自体の問題から一部を除いて実用化に至っていないのが現状である。

そこで本報告では、この気水噴霧冷却の利点を生かすために新たに開発したノズルの構造と特性、及び気水噴

霧ノズルを用いた均一緩冷却による鑄片表面縦割れの改善効果について述べる。

2. 気水噴霧冷却用ノズルの構造と特性

従来の気水噴霧ノズルは、

(1) 構造が複雑で吐出口断面積が小さく、ノズル詰まりが発生しやすい。

(2) 1個のノズルがカバーできる水量範囲が狭い。

(3) 連铸のロール間で散水する場合、均一散水幅が狭いために、鑄片幅方向に多数のノズルを配置する必要があり、整備性が悪い。

などの理由で、連铸では実用化が困難であつた。

そこで、まずこれらの問題を解決する連铸二次冷却用気水噴霧ノズルの開発が必要となつた。

以下にノズルの構造と特性について述べる。

2.1 気水噴霧ノズルの構造

Fig. 1 に気水噴霧ノズルの構造を示す。ノズルは円筒部とその先端に設けられた内径 10~20 mm の充圧室、及びスリット状の吐出口から成立つている。あらかじめ混合された冷却水と加圧空気は、円筒内へ送り込まれ、充圧室を経て吐出口より噴霧状態となつて吐出する。吐出角度及び最大吐出流量は、スリットの厚さ d 、及び幅 l を変更することにより制御可能である。

2.2 気水噴霧冷却ノズルの特性

2.2.1 実験方法

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 6 月 29 日受付 (Received June 29, 1981)

* 新日本製鉄(株)大分製鉄所 (Oita Works, Nippon Steel Corp., 1 Oaza-Nishinosu Oita 870)

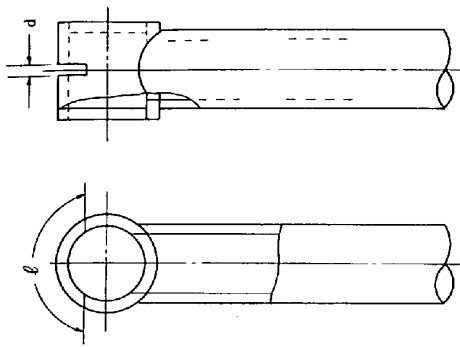


Fig. 1. Tip of air atomizing nozzle.

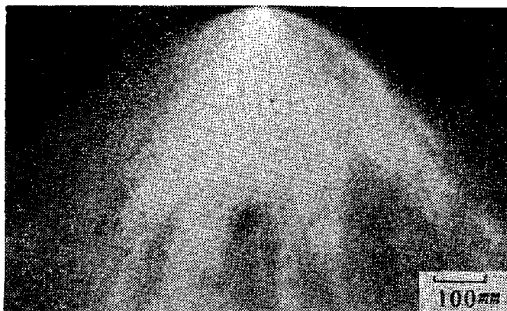


Photo. 1. Spray by an air atomizing nozzle.

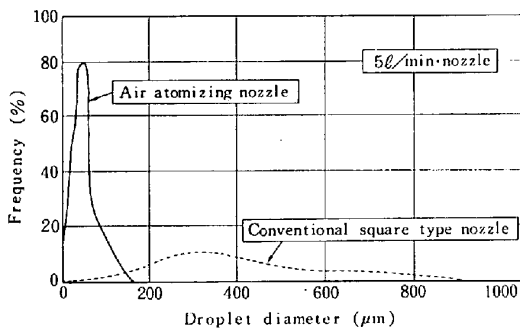


Fig. 2. Distribution of droplet diameter.

気水噴霧ノズルの特性を評価するために、液滴径分布、同一デザインのノズルで適正に使用できる水量範囲、及び幅方向の散水密度分布を測定した。まず、液滴径分布は、透明なガラス板に白色粉末を凝着させ、それを瞬間的に噴霧滴中に置いた時の液滴の痕跡を顕微鏡写真で測定した。

また、幅方向の散水密度分布は、気水噴霧ノズルの先端より 300 mm の位置で、幅 100 mm 毎に区切った容器で捕集した水量より求めた。

2.2.2 実験結果及び考察

Photo. 1 に示すように気水噴霧ノズルは、均一かつ微細な霧状の噴霧状態を呈している。

Fig. 2 に気水噴霧ノズルとスクエア型スプレーノズルの液滴径分布測定結果を示す。冷却水水量は、いずれのノズルも、5 l/min である。気水噴霧ノズルの場合、液滴径はスプレー冷却の場合より小さく、しかも均一な

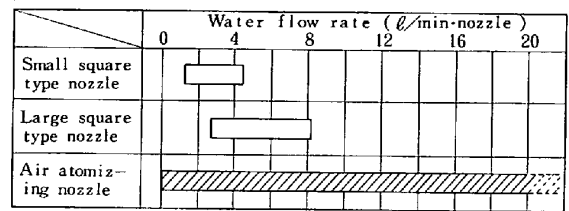


Fig. 3. Applicable range of various nozzle.

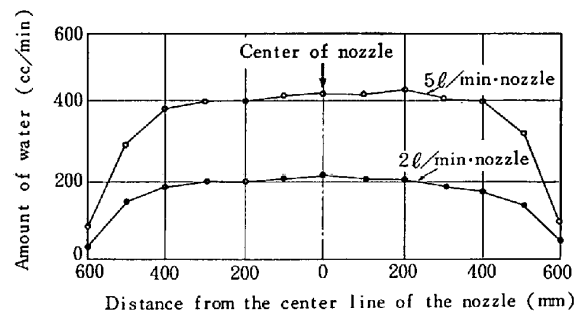


Fig. 4. Uniformity of spray pattern by the air atomizing nozzle.

液滴になつていることがわかる。

Fig. 3 は、同一デザインのノズルで適正に使用できる水量範囲を示したものである。当所で使用している強冷却用スプレーノズルが 3~8 l/min の範囲でしか使用できないのに対し、気水噴霧ノズルの場合には 0~20 l/min 以上の広い範囲で使用できる。これは、気水噴霧ノズルの吐出口断面積が約 70 mm² とスプレーノズルに比べて大きく、水量増加が容易なことから、水圧を利用せず、加圧空気を用いて冷却水を加速するため、低水量域でも安定した噴霧状態が得られることによる。

Fig. 4 は、気水噴霧ノズルの幅方向の散水密度分布を示したものである。図は、Photo. 1 と同一方向の散水状況を示している。図からわかるように、このノズルは、水量の多少によらず、幅方向に広く、しかも均一な散水密度分布が得られる。

このように気水噴霧ノズルは、連鋳の二次冷却用ノズルが具備すべき条件をほとんど満たしている。すなわち、

- (1) 同一のノズルで、緩冷却、強冷却を問わず、幅広い冷却に対応できる。
- (2) 微細かつ均一な液滴が得られ、冷却の均一性に優れている。
- (3) ノズル吐出口径が大きく、ノズル詰まりの危険性が少ない。そのため、二次冷却帯の信頼性が向上する。
- (4) 幅方向に広く、しかも均一な散水密度分布が得られるため、従来のスクエア型ノズルに比べて、ノズル

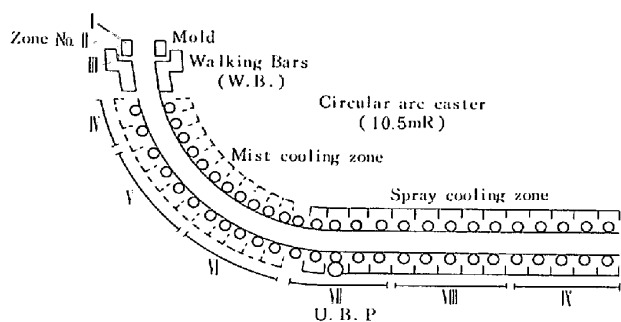


Fig. 5. Secondary cooling profile used for experiments.

個数を大幅に減少できる。

3. 気水噴霧緩冷却による铸片表面縦割れの改善

前述した特性を持つ気水噴霧ノズルを実際に連铸の二次冷却帯に設置して铸造実験を行った。

3.1 実験方法

3.1.1 二次冷却設備概要

10.5 mR の S 型連铸機の二次冷却設備を Fig. 5 に示すように改造した。すなわち、モールド直下の、クイックチェンジスタンド内にウォーキングバー (以下、W.B. と記す) を設置した。W.B. は铸片を上下両面より面支持するため、溶鋼静圧によるバルジングを生じさせることなく、高温の凝固シェルを引き抜くことができる。また、この間、均一な間接冷却を行うことによつて铸片表面の熱応力を小さく抑えることができるなどの利点がある⁶⁾。また、W.B. 直下から矯正点近傍までは気水噴霧冷却帯に改造して、均一緩冷却による縦割れの拡大防止をねらつた。一方、気水噴霧冷却帯以降は、従来のスプレー冷却設備のままとした。しかし、緩冷却铸造テストに当たつては鋼のⅢ領域脆化域を高温側に回避してコーナー横割れを防止する目的から、スプレー散水は行わなかつた。

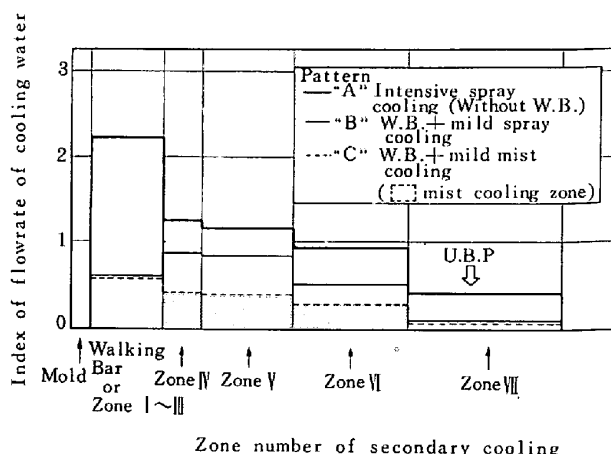


Fig. 6. Flow rate of cooling water in various cooling methods.

3.1.2 铸造条件

Table 1 に実験に用いた鋼の代表組成を示す。いずれも、包晶領域の[C]組成を有する中炭素鋼である。また铸造条件として、铸片寸法は偏平比の大きい 250 mm 厚×1900 mm 幅、铸造速度は 1.2 m/min~1.5 m/min を選んだ。注水比は、0.4~1.3 l/kg steel とした。Fig. 6 にそれぞれの二次冷却パターンのゾーン別散水密度を示す。パターンAは W.B., 気水噴霧冷却を使用しないロール方式スプレー強冷却パターンで、従来の二次冷却パターンである。それに対し、パターンBおよびCは、W.B. を使用した緩冷却パターンであつて、パターンBはスプレー方式によるものであり、パターンCは、Ⅳ~Ⅵゾーンに気水噴霧冷却法を採用したものである。また、パターンBおよびCでは、前述の理由からⅦゾーン以降は、铸片の散水は行つていない。

ここでパターンCの注水比をパターンBの 1/2 にしたのは次の理由による。

後述するように気水噴霧冷却はスプレー冷却のほぼ2倍の冷却能がある。したがつて铸片表面温度を同じにするためには、パターンCはパターンBの 1/2 の水量にな

Table 1. Chemical composition of tested materials and casting conditions.

Steel grade	Chemical composition(%)					Total Al	Casting condition		
	C	Si	Mn	P	S		Slab size (mm)	Casting speed (m/min)	Specific cooling ratio(l/kg steel)
Al Killed Steel for hot coil	0.10	trace	0.30	0.013	0.015	0.010	Thickness 250 × Width 1900	1.2	0.40
	0.15		0.50	0.018	0.020	0.030			
Al-Si Killed Steel for hot coil	0.11	0.10	0.40	0.013	0.015	0.004	1.5	1.30	?
	0.16	0.30	0.60	0.018	0.020	0.040			
Al-Si Killed Steel for plate	0.11	0.15	0.60	0.013	0.015	0.005			
	0.16	0.30	0.90	0.018	0.020	0.045			

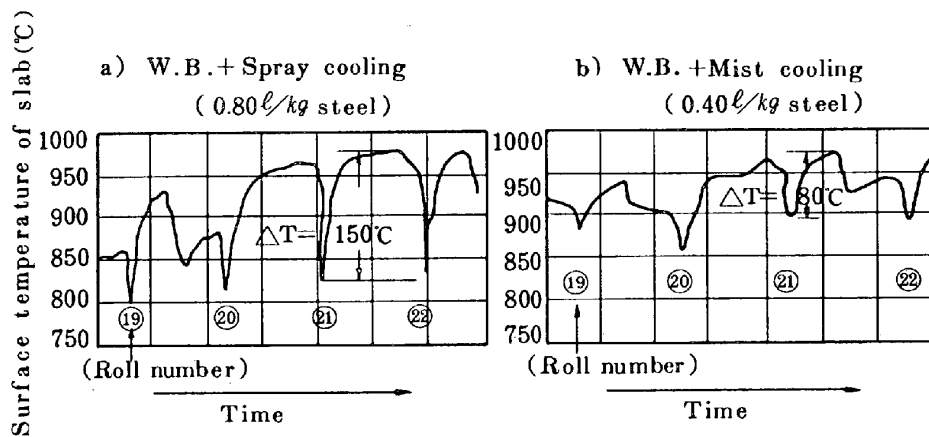


Fig. 7. The change of surface temperature of slab during casting.

る。

3.1.3 鑄片表面温度の測定

気水噴霧冷却の冷却特性を把握するため、鑄片表面温度を測定した。測定には、溶着式の熱電対を用い、メニスカス下約 5 m、15 m の位置で鑄片幅中央部とエッジから 25 mm の点の温度を測定した。

3.1.4 鑄片表面縦割れの評価方法

冷却方法と鑄片表面縦割れの関係を調査するために鑄片表面をグラインダーで 0.5 mm 研磨し、カラーチェックで微細な縦割れを現出させてその長さや深さを測定した。このような詳細な調査とは別に、表面品質レベルを比較するために、鑄片表面をマシンスカーファで 1 mm 溶削し、有害な疵の発生頻度を調査した

3.2 実験結果および考察

3.2.1 鑄片冷却特性

Fig. 7 に、溶着式熱電対で測定した鑄片表面幅中央部の温度プロフィールを示す。測定位置はメニスカス下約 5 m である。

図から明らかなように、気水噴霧冷却はスプレー冷却の約 1/2 の水量で、ほぼ同じ鑄片表面温度が得られておりスプレー冷却に比べて気水噴霧冷却の冷却能は、ほぼ 2 倍あることがわかる。また、鑄片表面の温度振幅は、スプレー冷却時の 150°C に対し、気水噴霧冷却時は 80°C と半減しており、温度振幅の少ない冷却法であると言える。

このような放熱挙動の相違は、Fig. 8 のような放熱モデルを考えることにより説明できる。スプレー冷却の場合、鑄片は、前ロールを通過した後、放冷域に入り、復熱する。次に、スプレー域を通過する際に急激かつ局部的に冷却される反面、圧力を失った過剰の水が流れおちる濡れ壁域あるいは浸漬域では、水蒸気膜に遮断され

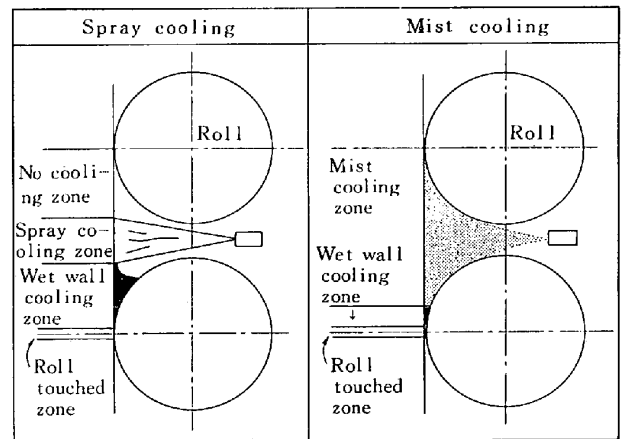


Fig. 8. Schematic display showing the differences of cooling behaviour between spray cooling and mist cooling.

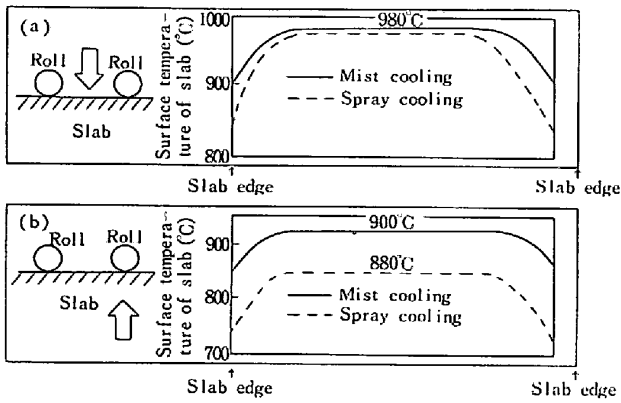
て、放熱効率が悪くなる。一方、気水噴霧冷却では、ロール間のほとんどの領域が、ミスト域になっており、冷却面積が広いうえ、鑄片冷却時に発生する水蒸気膜を加压空気で、常に排除するため、放熱効率が良くなる。また温度振幅についても、浸漬域が狭く、過剰の水がロール-鑄片間に溜まることの少ない気水噴霧冷却の方が小さくなるものと考えられる。

Fig. 7a) では、スプレー域での温度降下が現れていない部分があるが、これは、測定点が、ノズル直下に位置していなかつたためと思われる。

Fig. 9 に鑄片幅方向の温度プロフィールを示す。図は、鑄片幅方向中央部とエッジから 25 mm の点の測温結果からの推定図であるが、気水噴霧冷却では、スプレー冷却のように過剰な水が鑄片エッジ部より流れ落ちることがなくなるために鑄片エッジ部の温度低下が小さくなるものと推定される。

3.2.2 鑄片表面縦割れ調査結果

Fig. 10 にグラインダー研磨とカラーチェックで現出



(a) Measured at the center of roll pitch
(b) Measured at the bottom of roll

Fig. 9. Profile of surface temperature of cross section.

させた縦割れの長さとの関係を示す。二次冷却パターンは、Fig. 6 に示したパターンA、パターンBおよびパターンCの3種類を用いた。

図よりパターンCは、同一長さの縦割れでもパターンA、Bに比較して深さが著しく減少している。たとえば、30 mm 長さの縦割れについてみると、パターンCでは割れ深さはたかだか1 mm であるのに対して、パターンA、Bでは3 mm 以上にも達するものがある。Photo. 2 にパターンAおよびCで発生した典型的な縦割れの断面を示す。パターンCでは、縦割れは、デンドライト樹間の浅い位置で止まっているが、パターンAでは、縦割れは、深く進行し、オーステナイト粒界割れの

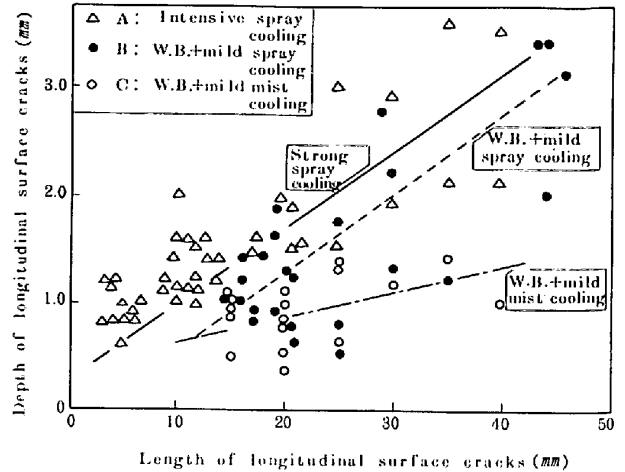


Fig. 10. Relation between length and depth of longitudinal surface cracks in various cooling methods.

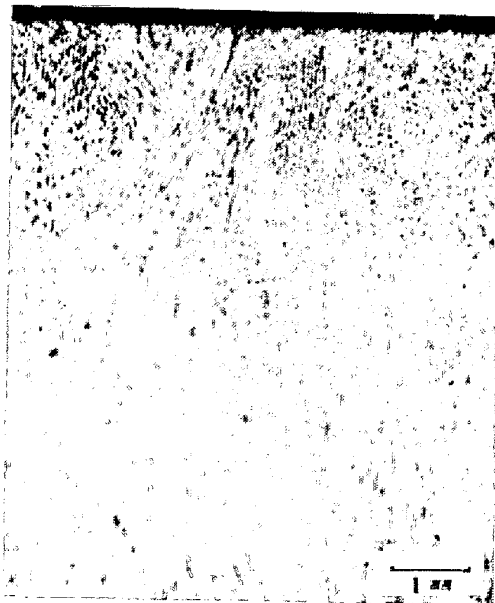
様相を呈している。

Table 2 は、縦割れ発生個数を示す指数で冷却パター

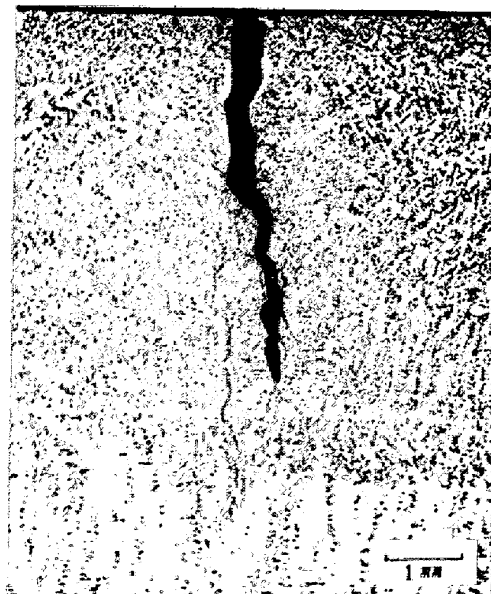
Table 2. Index of the number of longitudinal cracks.

	Small cracks and large cracks	Large cracks only
"A" pattern	18.48	0.30
"B" pattern	5.97	0.09
"C" pattern	1.00	0.03

small crack \leq 20mm long
large crack $>$ 20mm long



a) Mild mist cooling
(“C” pattern)



b) Intensive spray cooling
(“A” pattern)

Photo. 2. Typical examples of crack morphology showing the effect of mild mist cooling.

ンごとに比較したものである。やはりパターンCが最も割れ発生指数が低く、無手入れ圧延結果も良好であった。

このように気水噴霧緩冷却は縦割れが拡大しにくい冷却方法である。

以上の結果について鋼の高温物性の面から考察する。

鋼は高温域にI、IIおよびIIIの脆化温度域を有することが知られている^{7)~9)}。I領域の脆化原因は固相線温度近傍でのデンドライトアーム間の液膜脆化である⁷⁾⁸⁾。また、II領域は、金相学的調査によるとオーステナイト粒界でのMnSなどの析出物による脆化であることが知られている。したがってフィルム状硫化物が時間経過とともに球状化して延性を回復すれば脆化現象は消失することが確かめられている⁹⁾。さらにIII領域は $\gamma \rightarrow \alpha$ 変態に関する脆化であることがこれまでの調査でわかっている⁸⁾⁹⁾。

これらの知見をもとに Fig. 11 に示すような温度と経過時間の両軸で表したI、IIおよびIIIの脆化マップを作成した。脆化マップの作成に当たっては次のことを前提とした。

(1) 脆化範囲は、引張試験片の断面収縮率(R. A.)の値が60%以下の範囲とした。これは、R. A. 値60%以下という条件で実操業における鑄片の割れ感受性が良く説明できるという知見に基づいた¹⁰⁾。

(2) II領域の脆化は歪み速度($\dot{\epsilon}$)への依存性が大きい。連鑄機のロールピッチ、及び鑄造速度から推定すると $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ 程度の値が適当である。なおこの値は、連続鑄造におけるパルジング歪みに起因する歪み

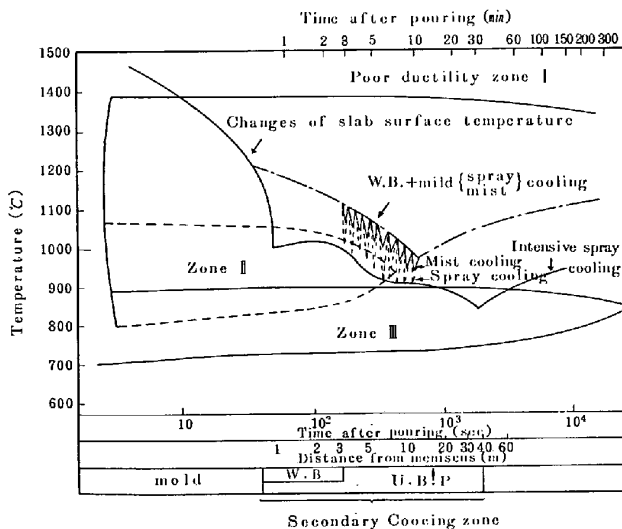


Fig. 11. Schematic diagram of poor ductility zone of steel and slab temperature change, showing the effect of mist cooling.

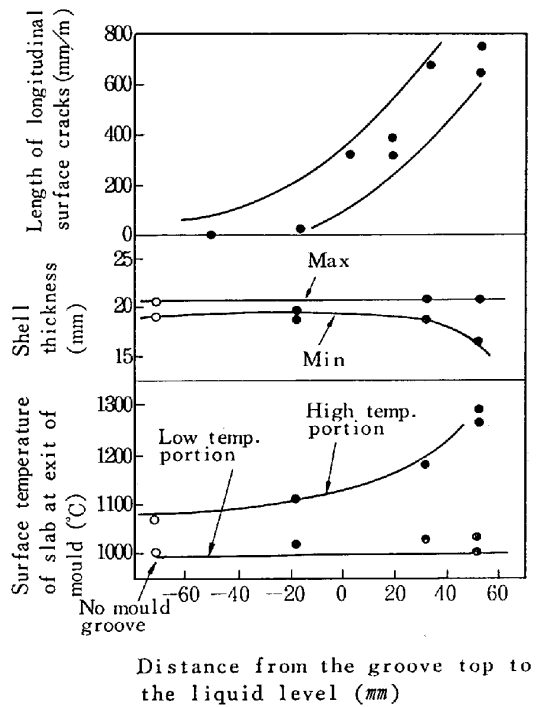


Fig. 12. Surface temperature, shell thickness and longitudinal cracks showing the large temperature difference at the mold exit^{1) 11)}.

速度は $\sim 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ とする知見⁹⁾とほぼ一致する。

今、この脆化挙動に連鑄機内での鑄片表面温度推移を重む合わせてみる。図中各種の曲線は、異なる二次冷却条件で鑄造した時の鑄片表面幅中央部の温度推移を示す。ただし、その温度は、Fig. 7で示した実測値よりも、 100°C 高く描かれている。これは、著者らが行った人工疵付モールドテスト結果¹¹⁾¹²⁾から、凝固遅れを生じた部分の鑄片表面温度を推定して図示したためである。つまり Fig. 12 に示すように、モールドに付けた人工疵により凝固遅れを生じるとともに縦割れの核が発生した部分の鑄片表面温度は、正常部に比べ、 $200^\circ\text{C} \sim 300^\circ\text{C}$ 高い。もちろん、これはモールド内に、深さ $0.1 \sim 0.3 \text{ mm}$ 、幅 $1.0 \sim 3.0 \text{ mm}$ 、長さ 150 mm の人工疵を付けた例であり、実操業で経験する縦割れの場合、凝固遅れ部と正常部の温度差は、これほど大きくない。また、この温度差は、二次冷却帯に入り、小さくなることが予想される。そこで、ここでは、正常部より 100°C 表面温度が高くなるような凝固遅れ部を想定し、そこに発生した縦割れの核の拡大を考えることにした。

Fig. 11によればモールドに鑄込まれた溶鋼は、凝固する際、メニスカス近傍でI領域を通過する。この際、 $\delta \rightarrow \gamma$ 変態に伴う不均一凝固により、縦割れの核が発生する。これは、包晶変態-Ar₄変態を伴う鋼の場合には特に著しい。パターンAでは、モールド直下からクイッ

クチェンジスタンド内全域でスプレーによる強冷却を受けてⅡ領域脆化域に入り、矯正点近傍では、更にⅢ領域に入っている。したがって、縦割れの拡大は著しく促進され、割れの先端は γ 粒界割れの様相を呈する²⁾。これは Photo. 2b) に示した縦割れ断面組織とも良く一致する。

一方、パターンBにおいては、モールド直下ではⅡ領域を脱しており有利である。しかし、その後のスプレー冷却による温度振幅のため、局所的にⅡ領域に入ってしまう、縦割れの改善は望めるが不完全である。

パターンCはパターンBと同様にモールド直下では、Ⅱ領域を回避しており、しかも温度振幅が小さいために縦割れの拡大防止には非常に有利な冷却パターンである。Photo. 2a) は、このような冷却条件で鑄造された鑄片の縦割れ断面組織であるが、割れはデンドライトアーム間で止まっており、Ⅱ領域で拡大されていないことを示している。

以上の考察は、幾つかの仮定を含んでおり、定量的な議論をするには、今後の研究を待たねばならない。しかし、このような考え方に基づいて行っている実際の連鑄操業において、鑄片表面疵、なかでも縦割れ疵を大幅に改善することができており、この考え方に大きな誤りはないと思われる。

3.2.3 実機操業結果

以上のように、気水噴霧緩冷却法が、鑄片表面の縦割れ防止と設備の信頼性の両面に優れているとの実験結果から、大分製鉄所では、4号、5号連鑄機の二次冷却設備を全面的に気水噴霧冷却法に改造し、それぞれ、昭和55年8月、昭和56年4月に操業を開始した。

設備としては、Fig. 5 に示したものと同様、モールド直下に W. B. を設置し、それ以降、矯正点近傍までを、気水噴霧冷却帯とした。

Fig. 13 に、実機で鑄造した 40 kgf/mm² 級厚板材の表面品質を示す。図には、比較のために、従来のロール方式スプレー強冷却時の表面品質もあわせて示したが、気水噴霧緩冷却では有害な縦割れは、全く発生しておらず、現在、Table 1 に示した鋼種は、すべて、ノースカーフ無手入力で、圧延工程へ直送している。

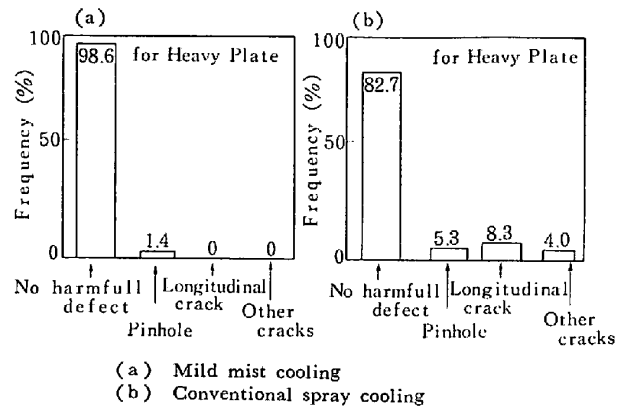


Fig. 13. Slab surface quality by the improved secondary cooling method.

4. 結 言

連鑄鑄片の表面縦割れを防止するために気水噴霧ノズルを開発し、実機に適用して以下の結論を得た。

(1) 気水噴霧ノズルは、冷却が均一でノズル詰まりが発生せず、しかも、広い流量範囲で使用可能である。

(2) 気水噴霧緩冷却法により、鑄片表面縦割れを大幅に改善することができた。

試験の遂行にあたり、多大の御援助をいただいた新日本製鉄(株)の益守照道、三隅秀幸、高浜秀行ならびに麻生寿郎の各氏に深く感謝致します。

文 献

- 1) 松宮 徹, 佐伯 毅, 田中 純, 有吉敏彦: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1782
- 2) 河野拓夫, 島 孝次, 桑原達朗, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1764
- 3) 佐伯 毅, 大口 滋, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1773
- 4) 中野武人, 藤 雅雄, 永野恭一, 溝口庄三, 山本利樹, 浅野敬輔: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1210
- 5) 特別報告書 No. 29 鋼材の強制冷却 (1978), p. 48 [日本鉄鋼協会]
- 6) 森 隆資, 長岡 豊, 綾田研三, 副島利行: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1033
- 7) 藤井博務, 織田昌彦, 大橋徹郎, 広本 健: 鉄と鋼, 62 (1976), S 93
- 8) 鈴木洋夫, 西村 哲, 山口重裕: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 2038
- 9) 鈴木洋夫, 西村 哲, 今村 淳, 中村 泰: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1180
- 10) 鈴木洋夫, 西村 哲, 中村 泰: 鉄と鋼, 67 (1981), S 171
- 11) 常岡 聡, 山本利樹, 斎藤 勲, 桐生幸雄: 鉄と鋼, 66 (1980), S 808
- 12) 三隅秀幸, 溝口庄三, 佐伯 毅, 大口 滋, 田中純: 鉄と鋼, 66 (1980), S 809